H. T 60 の試作研究結果について (第 1 報)*

守田 貞義** 石崎 敬三** 合田 進** 岡本淳二郎**

On the Preliminary Reserch for the Development of H. T 60 (Report 1)

By S. Morita,** K. Ishizaki,** S. Goda** and J. Okamoto**

Abstract

As the first step of producing high tensile structural steels (H. T. 60) with tensile strength over 60 kg/mm² and good weldability, five laboratory heats prepared by adding Ni, Cr, Mo, V and Ti to the Si+Mn type usually adopted for making a high tensile steel with tensile strength below 60 kg/mm² were melted and tested. From this experiment it is deduced that by decreasing C and Mn contents and adding V and Ti, the ductility transition temperature and the maximum hardness in H. A. Z. can be lowered, keeping tensile strength above 60 kg/mm². But the plates as rolled would be attended with the danger that elongation may not be high enough and ductility transition temperature lowered. In case of normalizing plates, however, the tensile strength will be lowered and the ductility can be considerably improved. And it is learned that replacing Mo with V and Ti, better weldability can be achieved as H. T. 60 plates.

I 序 言

近年重量軽減を目的として強度の高い構造用鋼板がしばしば使用され、欧米各国においても種々研究、生産が行われている。わが国においてもかかる材料は戦前より生産されていたのであるが、当時の構造物接手は主として鋸接合によったもので、こんにちほど広く熔接法は使用されていなかった。したがってこれら鋼板の熔接性はあまり考慮されず、一部の研究にしてもそれほど詳細なものではなかった。しかし熔接法の普及に伴って材料特に合金鋼において通常の機械的性質の外に熔接熱による硬化能・亀裂性あるいは切欠脆性の保証が要求されるにいたっている。既にわが国においても抗張力 50~58kg/mm² および 55~63 kg/mm² を有する熔接性良好なる鋼板は生産、販売されているのであるが、これらの鋼板は Mn-Si 系材料であって、抗張力が 60kg/mm² を超える場合にはかなり熔接性について問題が生じてくる。したがってかかる材料 (H. T. 60) としては他の合金元素を適当に配合することも必要ではないかと考えられるのである。本実験は予備的研究として V, Ti, Ni, Mo, Cu などの合金元素を少量添加した場合について簡単な熔接性試験を行ったもので合金元素および焼準処理の影響についてとりまとめたものである。

II 試 作 方 法

* 原稿受付 昭和31年8月10日 (昭和31年度熔接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員 八幡製鉄所技術研究所 Member, Technical Reserch Institute of Yawata Steel Works.

1 熔 製

試験用 100kg 高周波炉を使用し抗張力 60~65kg/mm² を目標にする低合金鋼 5 チャージを熔製し、各 2 本ずつ 50kg 押湯付鋼塊に鑄込んだ。これらの目標成分を Table 1 に示す。

2 鍛 造

1 チャージ 2 本の鋼塊を 45×200×500 の板に鍛造した。

Table 1 Desired Compositions

Charge No.	Chemical composition (%)							
	C	Mn	Si	Ni	Cu	Mo	V	Ti
L 115	0.14	1.0	0.3	0.3	0.4	0.10	—	—
L 116	~0.16	~1.3	~0.45	0.3	0.4	0.10	—	—
L 117	◇	◇	◇	0.5	0.6	0.15	—	—
L 118	◇	◇	◇	0.3	0.4	0.10	0.04	0.01
L 119	◇	◇	◇	◇	◇	◇	0.06	0.02

3 圧 延

上記鍛造板を 12mm 厚さの板に圧延した。光高温計による仕上り温度を Table 2 に示す。

Table 2 Finishing Temperature of Rolling

Charge No.	Finishing temp. of rolling (°C)
L 115	1120
L 116	1109
L 117	1103
L 118	1103
L 119	1109

III 各種試験結果

1 化学分析結果

成品分析結果を Table 3 に示す。

2 抗張試験

圧延板の圧延まゝおよび焼準材(880℃で30分間保定後室冷)の引張試験結果を Table 4 に示す。たゞし試験片は1号試験片(G.L 200mm)を採用した。

3 標準Vノッチシャルピー試験結果

圧延板材について圧延まゝおよび焼準した状態で標準Vノッチシャルピー衝撃試験を行った。たゞし圧延方向を試片の長手方向にとり、ノッチは板表面に垂直に入れた。試験結果を Fig. 1 に示しそれより求めた遷移温度を Table 5 に示す。

Table 5 Transition Temperature of V-Notch Charpy Test

Charge No.	As rolled		Normalized (880°C 30min air cool)	
	T_{r15} (°C)	T_{rS} (°C)	T_{r15} (°C)	T_{rS} (°C)
L 115	2	30	-49	9
L 116	0	38	-47	9
L 117	9	44	-50	7
L 118	-2	61	-32	33
L 119	-30	34	-39	13

註1 T_{r15} は衝撃値が 15ft-lb なる温度を示し、延性遷移温度として論議されている。

註2 T_{rS} は靱性破面率が50%なる温度を示し、破壊遷移温度として論議されている。

4 粒度および組織

Table 6 および Table 7 にそれぞれオーステナイト粒度およびフェライト粒度を示す。測定は学振法に準拠した。

Table 6 Austenite Grain Size (as rolled)

Charge No.	Austenite grain size
L 115	4.1
L 116	3.8
L 117	4.3
L 118	4.1
L 119	3.6

Table 7 Ferrite, Grain Size

Charge No.	As rolled	Normalized 880°C 30min air cool
L 115	4.8	8.0
L 116	5.2	5.5
L 117	3.7	7.9
L 118	7.5	7.9
L 119	6.3	7.7

Table 3 Check Analysis of Materials (%)

Charge No.	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cu	Mo	V	Ti
L 115	0.15	0.502	1.20	0.022	0.032	0.322	0.505	0.176	0.009	0.001
L 116	0.19	0.612	1.29	0.018	0.024	0.322	0.450	0.106	0.008	0.001
L 117	0.17	0.353	1.29	0.015	0.028	0.534	0.580	0.166	0.009	0.001
L 118	0.15	0.394	1.20	0.019	0.026	0.310	0.415	0.106	0.150	0.009
L 119	0.17	0.403	1.14	0.017	0.023	0.322	0.477	0.109	0.092	0.018

Table 4 Results of Tensile Test

Charge No	As rolled			Normalized (880°C 30min air cool)		
	Yielding point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Yielding point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
L 115	35.6	57.7	21.5	35.6	57.2	23.0
L 116	36.8	64.2	21.5	36.6	66.0	19.0
L 117	53.6	68.8	16.0	42.7	64.7	17.5
L 118	64.0	79.8	14.0	42.9	66.4	17.5
L 119	47.9	65.7	12.5	39.2	60.4	18.0

5 熱膨張試験結果

本多式熱膨張試験装置により圧延まゝ板材の熱膨張試験を行い、 A_1 , A_3 変態点を求めた。この結果を Table 8 に示す。

Table 8 Results of Dilation Test

Charge No.	A_1 (°C)	A_3 (°C)	A_{r3} (°C)	A_{r1} (°C)
L 115	728	865	755	695
L 116	732	855	738	670
L 117	725	830	720	655
L 118	730	840	735	670
L 119	735	855	750	685

6 ジョミニー一端焼入試験結果

ジョミニー試験を行うため、鋼塊頂部寄りから直径 30 mm の丸棒を鍛造し、鍛造まゝの状態で規定の寸法に旋盤加工の後、ジョミニー一端焼入れ試験を行った。その結果を Fig. 2 に示す。たゞし焼入れ温度は 1150°C とし20分間保定した。

7 硬化性および亀裂性試験

パッテル試験片により圧延まゝ板材の硬化性および亀裂性試験を行った。パッテル試験片は Fig. 3 に示す如く 50×75の小試片の中心線に沿って、長さ 25mm のビード(たゞしクレーター部は入れない)を置いたものである。硬化性試験はビードと直角に試片を切断しその面上 (Fig. 3 B B 断面上) で Fig. 4 の如き各点についてヴィカーズ硬度計(荷重: 10kg)により硬度を測定した。また亀裂性試験は、ビードの中心線に沿って試片を切断しその面 (Fig. 4

Table 10 Maximum Hardness in H.A.Z. of Battelle Specimen (Vicker's Hardness Load 10kg)

Charge No. Electrode	L 115	L 116	L 117	L 118	L 119
I	345	385	421	342	360
LH-A	336	383	394	346	325
LH-B	327	370	—	319	348

型式1：亀裂が隅肉の趾部に発し熱影響部によって亀裂が進展し、母材に行かぬもの。

型式2：亀裂が隅肉の趾部に発し直ちに母材に進むかあるいは、融合部、熱影響部に少し入ってから母材に進むもので亀裂の進展は緩やかである。

型式3：一般には隅肉の趾部から亀裂が発生するのであるが、急激に鋭い亀裂を生じ板に直接に進むか、あるいは板が直角に割れるもの。

Table 11 Results of T-Bend Test (as rolled)

Charge No.	Testing temperature (°C)	at maximum load				at breaking				Type of fracture
		Load (ton)	Bending angle		Load (ton)	Bending angle				
			A	B		A	B			
L 115	0	2.45	22	3	2.24	23	4	3		
		2.76	31	16	2.76	31	16	3		
	21	2.68	33	13	2.32	36	15	3		
		2.58	36	16	2.10	39	17	3		
L 116	0	2.95	36	12	2.95	36	12	3		
		3.08	33	31	3.08	33	31	3		
	21	2.87	29	15	2.54	31	16	3		
		2.96	36	28	1.72	39	31	3		
L 117	0	3.49	22	5	3.49	22	5	3		
		3.85	17	2	3.85	17	2	3		
	21	3.65	10	3	3.65	29	10	3		
		3.53	35	22	3.34	37	23	3		
L 118	0	3.73	18	8	3.73	18	8	3		
		4.10	22	8	4.10	22	8	3		
	21	3.96	26	6	2.95	29	7	3		
		4.03	25	15	4.03	25	15	3		
L 119	0	3.49	17	8	3.49	17	8	3		
		3.32,	53	7	3.32	53	7	3		
	21	3.49	31	5	3.49	31	5	3		
		3.32	23	6	3.32	23	6	3		

Table 12 Results of T-Bend Test (normalized : 88°C, 1hr, air cool)

Charge No.	Max bend angle		Type of fracture
	A	B	
L 115	47	31	3
L 116	60	60	0
L 117	51	39	3
L 118	48	31	3
L 119	79	25	1

また隅肉熔接部ふきの硬度をウィッカー硬度計により測定した。硬度測定位置は Fig. 5 に示すごとくである。

Table 13 は圧延まゝ板材の隅肉熔接材最高硬度を示す。

Fig. 5 Location of hardness measuring point in T-bend specimen**Table 13** Maximum Hardness in T-Bend Specimen (Vicker's Hardness, Load 10kg)

Charge No.	L 115	L 116	L 117	L 118	L 119
Maximum hardness (Hv)	238	251	286	279	240

IV 試験結果の考察

1 強度および延性

降伏点におよぼす合金元素の影響については、パッテル記念研究所の実験結果によれば基本成分 0.21% C, 1.35% Mn, 0.28% Si, 0.015% Ti なる場合の当価炭素量は次の通りである。

$$Ceq = C + Mo + \frac{1}{2}Mn + 1.4V + \frac{1}{20}Si + zero \times Cr$$

また米海軍技術研究所の Rinebolt および Harris らは基本成分 0.30% C, 1.00% Mn, 0.30% Si なる場合に次式を提案している。

$$Ceq = C + \frac{1}{2}Mn + \frac{1}{4}Si + \frac{1}{1.5}P + \frac{1}{6}Cu + \frac{1}{19}Ni + zero \times Cr + \frac{1}{10}Mo + 1.1V$$

いま本実験結果に上式を適用し、 Ceq と降伏点ないし抗張力との関係を求めるに、Fig. 6 および Fig. 7 のごとくなる。 Ceq の大となるにつれ強度は大となり、 Ceq の大なる材料では焼準によって強度が著しく低下するが、これらは V, Ti を添加した材料である。また Cu の添加材では熱処理によって微小析出を行わしめ強度を大とすることが考えられるのであるが、本実験における焼準処理では Cu による影響は認められない。

本供試材では C, Ni の少ない L115 材*を除いて圧延まゝ材も焼準材も抗張力は 60kg/mm² をこえるが V を添加した場合に強度が大となっている。たゞしこの場合伸び率は小さく焼準によってほぼ満足しうる程度となる。すなわち焼準にかかる伸び率の増大は他のものより大きい。

2 T_{r15} および T_{rs}

T_{r15} におよぼす成分の影響については Rinebolt および Harris らの実験による

$$Ceq = C - \frac{1}{2.6}Mn + 3.9P - \frac{1}{3.7}Ni + \frac{1}{1.5}Mo + zero \times (Si + S + Cu + Cr)$$

* Mo の増加によって強度をうることが考えられるが、なお強度不足である。

Fig. 6 Relation between yielding point or tensile strength and Ceq (Rinebolt & Harris)

Fig. 7 Relation between yielding point or Tensile strength and Ceq (Battelle)

たゞし T_{rs} の低下は少
 なく Ti 量の少ないもの
 (L118 材) では最高 T_{rs}
 を示している。

3 バッテル最高硬度
 熔接熱影響部の硬度に
 およぼす化学成分の影響
 を考えるに一般に最もよ
 く用いられる Dearden
 O'Neill の当価炭素量

$$Ceq = C + \frac{1}{2}Mn + \frac{1}{15}Ni$$

$$+ \frac{1}{2}Cr + \frac{1}{4}Mo$$

$$+ (\frac{1}{15}Cu + \frac{1}{2}P)$$
 (たゞし Cu, P は 0.05%
 以上のときのみ考慮) を
 採用し、圧延まゝ板材に
 ついてバッテル最高硬度
 と Ceq との関係を見る
 に Fig. 9 のごとくなる。

[たゞし適用率は $C < 0.4$, $Mn = 0.3 \sim 1.5$, $Si < 0.6$,
 $P < 0.2$, $S < 0.5$, $Cu < 0.7$, $Ni < 3.0$, $Cr < 0.5$, $Mo < 0.3$]

なる当価炭素量が考えられている。しかし本実験にお
 いてこの Ceq と T_{r15} 、さらに T_{rs} との関係を見るに Fig.
 8 のごとくなり本図から明瞭な傾向は見出せない。

一般に焼準材は圧延まゝ材に比し T_{r15} 、 T_{rs} とともに低い
 が、Ti, V 添加材 (L118, L119) の T_{r15} は焼準によって
 他のものまで改善
 されず、特に Ti
 の大なるものゝ改
 善量は少ない。圧
 延まゝ材では V,
 Ti 添加材の T_{r15}
 は低く、特に Ti
 の影響が著しい。

Fig. 8 Relation between T_{r15} or T_{rs} and Ceq

Fig. 9 Relation between maximum hardness of battelle specimen and Ceq

すなわち Ceq が大となるにつれ硬度も大となる傾向にあ
 るが Mo を比較的少なくし、V, Ti を添加したもの (L
 118, L119), 特に Ti よりも V を多くした L118 材の硬度が
 低い。たゞし L118 材は C 含有量少なく、L119 材は Mn
 量が少ないのであるが V, Ti を少なくし C も低くした場
 合 (L115 材) にはたとえ Mo を増加してもなお抗張力が
 60kg/mm² に満たない結果となっている。

なお熔接棒による差をみるに低水素系の熔接棒 LH-A
 および LH-B を使用した方が硬度は低く、この中でも LH
 -B が最も低い傾向にある。

4 ジョミニー硬度

ジョミニー試験は一般に材料の硬化能を調査する目的で
 使用されるの
 であるがさら

Fig. 10 Relation between maximum hardness of battelle specimen and hardness estimated by jominy test

に熔接時における熱入力とジョミニー曲線から熔接最高硬度の推定がしばしば試みられている。Fig. 10 は鍛造まゝ材のジョミニー推定硬度と圧延まゝ材のバッチル最高硬度との関係を示すもので、ジョミニー推定硬度の大なるものはバッチル最高硬度も大きい傾向にある。したがって推定硬度もまた前述の Ceq によって左右されていると考えられるのであるが、熔接棒種による差異はジョミニー試験から求めることはできないし、推定硬度はバッチル最高硬度より低くなっている。

5 熱膨脹試験結果

熔接時における材料は急熱急冷処理をうけるからこの場合の変態温度は平衡状態における変態温度より低いのであるが、一応本多式熱膨脹試験によって変態温度を求め、これと硬化能に関する前記 Ceq との関係を求めるに Fig. 11 のごとくなる。すなわち Ar_1 , Ar_3 とも Ceq の大となるにつれて低下すると思われる。しかし本結果は一般的な材

Fig. 11 Relation between Ar_1 or Ar_3 and Ceq

料特性を示すに過ぎず、これから材料の熔接性を論議することは慎まねばならない。

6 T曲げ試験結果

Fig. 12 はT曲げ破断時の最大曲り角度とT熔接最高硬度との関係を示すもので、硬度の大となるにつれて破断曲り角度が小なる傾向がみられる。ただしこの傾向はそれほど明瞭なものではなく、また L118 材の硬度はかなり高くバッチル試験結果に相反することくみえる。これはT熔接では2層

Fig. 12 Relation between maximum bending angle and maximum hardness of T-bend test specimen

Fig. 13 Effect of normalizing on maximum bending angle of T-bend test

熔接を行っているため2層目のビードによる後熟処理によってかゝる変化を生じたのではないかと考えられる。すなわち L118 材はVの含有量が最も多く、しかもVの添加によって焼戻しに対する抵抗を増すことを考慮すれば一応理解できよう。

Fig. 13 は各材料の 21°C におけるT曲げ破断時における最大曲り角度の平均について焼準の影響を調査したものである。圧延まゝ状態ではV, Ti 添加材は他の材料よりむしろ悪い結果を示すが焼準すれば改善され特にT添加量の大なる L119 材が著しく改善される*。しかしこの結果は抗張試験における焼準による抗張力の激減と一致する。

V 総 括

本実験結果を要約すると次の通りである。

- i Vを添加することによって抗張力を増加せしめることができるが伸び率は減少する。しかし焼準による抗張力の減少は大きく伸び率もほぼ満足しう程度まで回復する。この結果はT曲げ試験結果とも合致する。
- ii 圧延まゝ材の T_{r15} はV, Ti 特にTi含有量の大なる材料ほど低いが焼準によって他の材料ほど改善されない。ただし T_{rs} は T_{r15} ほど低くない。
- iii V および Ti を添加しそれぞれCおよびMn少をなくした材料はバッチル最高硬度が低い。もちろんV, Ti を添加しなくてもCを減少すれば硬度を低くしうが、この場合には抗張力が 60 kg/mm^2 に達しないおそれがある。

iv たゞしV添加材の焼戻しに対する抵抗は大きくT曲げ試験におけるように多層熔接を行う場合には硬度および機械試験結果が比較的的不良となることもある。

v ジョミニー一端焼入試験結果から熔接最高硬度を推定しうが実際の場合よりも低くえられる。

vi バッチル試験によっては材料の亀裂性を識別することは困難であった。

vii V, Ti の代りに Mo を添加した結果はV, Ti 添加材より幾分劣るように思われる。もちろん本研究では十分な熔接性試験を実施したものとはいへないが現段階で抗張力 60 kg/mm^2 以上を有し、しかも良好なる熔接性を保持するには Mn-Si 系を採用するよりもやはり C, Mn をで

* たゞし L116 材の曲げ角度は60度であるが、これはウェブの両側で等しく60度曲り合計120度の曲り角度で試験を中止したのであって L119 材と比較することは困難である。

きるだけ少なくし V, Tiなどを添加し, さらに他の合金元素を適当に配合, あるいは熱処理などを行うのがよいのではないかと考えられる。

なお本実験遂行にあたって種々援助を与えられた本所大竹正参事, 加藤健技師に対し深く感謝の意を表する次第である。

文 献

- 1) 本多, 金属の研究, 第1巻, 537頁 (1924).
- 2) M. A. Grossmann, Element of Hardenability, A. S. M. (1952).

- 3) R. D. Stout and W. D'arville Doty, Weldability of Steel (Welding Research Council, 1950).
- 4) C. E. Jackson and G. G. Luther, Welding Journal, Vol. 19, No. 10 (1940); Ibid Vol. 20, No. 10 (1941).
- 5) C. E. Sims and H. M. Banta, Ibid, Vol. 28, No. 4 (1949).
- 6) J. A. Rinebolt and W. J. Harris, Ibid, Vol. 30, No. 4 (1951).
- 7) J. Dearden and H. O'Neill, Trans. Inst. Welding, p. 203 (1940).

鋼の熔接硬化に関する研究 (第1報)*

— 冷 却 速 度 の 測 定 —

木 原 博** 鈴 木 春 義*** 金 谷 文 善****

Studies on Weld Hardening of Steel (Report 1)*

— Measurement of Cooling Rates —

By H. Kihara,** H. Suzuki*** and H. Kanatani****

As the first part of studies on the weld hardening of heat affected zone in high tensile steels, the effects of various factors on the cooling rate at the bond of a long bead were investigated experimentally by measuring the heating and cooling thermal cycle with thermocouples.

The accuracy and the reproducibility of measurement were first discussed, and the studied factors included the location of thermocouple, size and thickness of specimen, initial plate temperature, heat input (welding current and welding speed), as well as the type of electrode coating.

The effects of various factors, namely temperature (T), initial plate temperature (T_0), welding current (I), welding speed (v), and plate thickness (t) on the cooling rates at the bond of a long bead welded on a plate were found to be summarized with an experimental parameter, P :

$$P \equiv \left(\frac{T - T_0}{I/v} \right)^{1.7} \times \left(1 + \frac{2}{\pi} \tan^{-1} \frac{t - t_0}{\alpha} \right).$$

t_0, α : constant.

1 緒 言

最近熔接構造物に対する高張力鋼の需要が急激に高まり, 熔接性の良好なる各種の高張力鋼の試作研究も次々と進められている。軟鋼に比べて硬化性の著しい高張力鋼には, 熔接熱影響部の硬化に原因する延伸性の低下と, ビー

ド下割れなどの冷間亀裂の問題が極めて重要で, この問題の解決は熔接技術者の当面の急務とされている。実際に熔接を施工するに当って, この熱影響部の硬化を最小限に食いとめるためには, 熔接部の急冷効果をできる限りやわらげようように, 板厚と接手形状に応じた適切な熔接施工条件を選定しなければならない。

本実験の目的は, これらの問題解決の基礎となる各種の継手に対する熔接熱サイクルの特性を究め, 冷却速度に影響する種々の因子の影響を実験的に求めようとするものである。すなわち, まず準定常的なビード熔接の場合と, 非定常的な仮づけビードやアークストライクの場合とについて, 熔接ボンドにおける熱サイクルを測定して, それらの

* 原稿受付 昭和31年8月10日 (昭和31年度熔接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員 東京大学 Member, Tokyo University

*** 正員 運輸技術研究所 Member, Transportation Technical Research Institute

**** 正員 川崎重工業株式会社 Member, Kawasaki Dockyard Co., Ltd